

非対称H形断面ばりの回転容量予測に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON THE ROTATION CAPACITY PREDICTION OF H-SHAPED BEAMS
WITH UNSYMMETRICAL SECTIONS

竹内成行*、上平 哲**、小室吉秀***、伊藤 満****

Masayuki Takeuchi, Tetsu Kamihira, Yoshihide Komuro and Mitsuru Ito

* 工修 日立造船㈱ (〒592 大阪府堺市築港新町1丁5番1)

,* 富士車輛㈱ (〒524 滋賀県守山市千代町1番地)

**** 工博 立命館大学教授 理工学部土木工学科 (〒525 滋賀県草津市野路町1916)

The prediction curve of the moment-inelastic rotation for the pier section of continuous bridge members with the compact section is investigated. The behavior on the pier section of the negative moment region for continuous bridge members is modeled approximately to simplify supported beams so as to simplify testing. Six welded H-shaped beams with unsymmetrical sections of different values of the flange or the web slenderness ratios are tested under a single load at midspan. The prediction curves of the moment-inelastic rotation included the unloading region after the maximum moment for test beams are proposed and compared with test results. And also, the application of this proposed curves to the autostress design in AASHTO Guide Specification is described.

Key words : plastic rotation capacity, unsymmetrical section, autostress design

1. まえがき

AASHTOの道路橋示方書に指針 (Guide Specification)¹⁾として採用された代替荷重係数設計法 (Alternate load Factor Design Procedure : ALFD法)は、従来からある荷重係数設計法(Load Factor Design Procedure : LFD法)の代わりに用いてもよいという厚肉断面(全塑性モーメント M_p に達することのできる断面)を有する鋼桁橋に対する新しい設計法である。この設計法は、1994年にAASHTOが建築構造物から橋梁構造物への適用に初めて踏み切った"橋梁構造物に対する荷重抵抗係数設計"(LRFD Bridge Design Specifications)²⁾の中にも採用されている。

ALFD法は別名オートストレス設計法(Autostress Design Procedure)とも言われ従来のLFD法とは2つの点で異なっている。1つは、LFD法の中で経験的に行われていた"10%のモーメントの再分配"を実際のはりの挙動に適合するように計算で求められるようにしたことである。他の1つは、最大荷重時の設計 (Maximum Load Design)において、塑性解析などで用いられるメカニズム法を適用しているため、連続ばりの中間支点上断面に対してメカニズムを形成するのに十分な塑性回転容量を要求している点である。

この塑性回転容量は、塑性設計において必要とされる

全塑性モーメント M_p に対する塑性回転容量ではなく、全塑性モーメント以下の抵抗モーメント(有効塑性モーメント M_{pe})に対する塑性回転容量としてALFD法では定義している。すなわち、設計された橋桁断面がアメリカ鋼構造協会(AISC)の塑性設計基準断面より薄い断面であっても、Guide Spec. に定められた有効塑性モーメント M_{pe} を有していれば、橋桁の崩壊メカニズムを形成するのに十分な塑性回転容量を有すると判断している。この判断は、過去の実験データから曲げモーメント-回転角曲線の座屈後の履歴を推定し、半経験的に決められたものである。³⁾

もし、設計された橋桁断面の曲げモーメント-回転角曲線の全履歴(特に座屈後の履歴曲線)が予め予測可能であれば、最大設計荷重時における連続ばり中間支点上断面の実際の塑性回転容量を推定することができ、メカニズム形成に必要な塑性回転容量に対して、より明確な安全性を確保することができる。

鋼桁の塑性回転容量の予測に関する研究として、最大曲げモーメント時の塑性回転容量の予測を行ったKemp⁴⁾の研究、連続合成桁の予測曲げモーメント曲率曲線求めたClimenhaga and Johnson⁵⁾の研究、連続合成桁の負モーメント域における回転容量を実験的に求めたGrubb

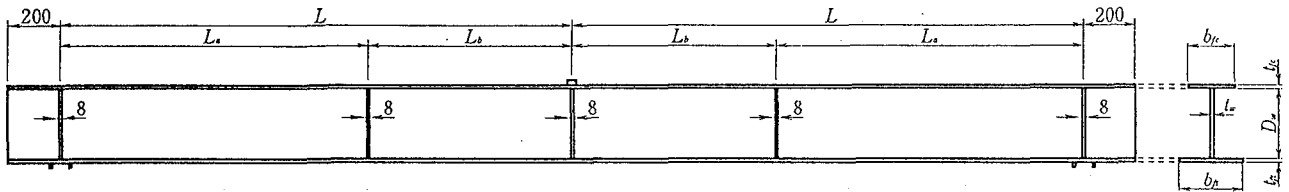


図-2 供試体概略図

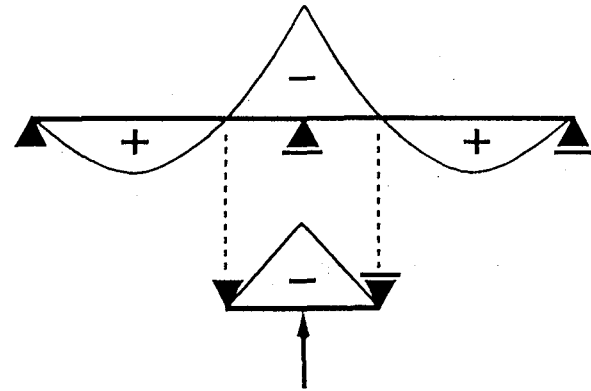


図-1 供試体のモデル化

and Carskaddan⁹⁾の研究、日本建築学会の塑性設計に関する一連の研究⁷⁾⁻¹⁰⁾などに見ることができる。これらは、最大曲げモーメントまでの塑性回転容量を研究対象としたものが多いようである。

一般に、連続合成桁の鋼桁に圧延H形鋼を用いた場合、負の曲げモーメントを受ける中間支点上断面は、コンクリートが無視され鋼桁と鉄筋のみによって曲げモーメントに抵抗する。この場合、支点上断面は、鉄筋と圧延H形鋼からなる非対称H形断面を構成し、対称断面以上に圧縮を受ける腹板高さが増加する。この腹板の圧縮断面積の増大は、塑性回転容量にも少なからず影響を与えるものと思われる。

本研究は、溶接で組み立てられた非対称H形断面ばりの曲げモーメント-回転角曲線($M-\theta$ 曲線)を実験で求め、はりの塑性回転容量について対称溶接H形断面¹¹⁾との比較検討を行い、 $M-\theta$ 曲線の予測式を提案することを目的としたものである。

2. 実験概要

(1) 供試体の製作

供試体の載荷形式は、単純ばり形式の中央一点載荷とした。通常、連続ばりに等分布荷重がかかった場合、図-1に示すようなモーメント分布となるが、ここでは連続ばりの中間支点上の塑性回転容量を調べる目的で、中間支点上の曲げモーメント状態を再現しようとした。図-1において、連続ばりの中間支点上の変曲点を単純ばりの支点とし、中間支点上の反力を載荷荷重に置き換えて、同様の曲げモーメント状態を作り出し、供試体をモデル化した。

表-1 供試体の製作寸法

供試体	b_{fc} (mm)	t_{fc} (mm)	D_w (mm)	t_w (mm)	b_{ft} (mm)	t_{ft} (mm)	b_{fc}/t_{fc}	D_w/t_w
A-1	168	12	280	8	230	12	14	35
A-2	192	12	280	8	254	12	16	35
A-3	216	12	280	8	278	12	18	35
B-1	168	12	360	8	248	12	14	45
B-2	192	12	360	8	272	12	16	45
B-3	216	12	360	8	296	12	18	45

供試体	D_{wcp} (mm)	D_{wcp}/D_w	L (mm)	L_a (mm)	L_b (mm)	$L/2D_{wcp}$
A-1	186.5	0.67	2000	1200	800	5.36
A-2	186.5	0.67	2000	1200	800	5.36
A-3	186.5	0.67	2000	1200	800	5.36
B-1	240.0	0.67	2400	1500	900	5.0
B-2	240.0	0.67	2400	1500	900	5.0
B-3	240.0	0.67	2400	1500	900	5.0

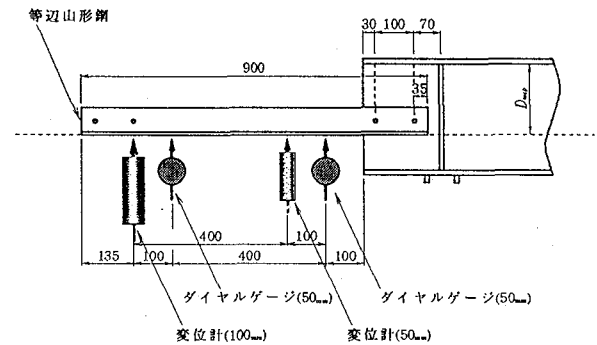


図-3 回転角の測定

H形断面ばりの塑性回転容量は、断面寸法、鋼材特性、横補剛間隔、及びモーメント勾配などによって影響を受ける。実験は、塑性回転容量に影響を与える諸要因に一定の条件を設けて行った。すなわち、鋼材はすべてSS400を使用し、供試体の断面寸法はアメリカ鋼構造協会の塑性設計基準で定めるフランジ及びウェブ幅厚比を参考に、十分な塑性回転容量を得られるような厚肉断面を選んだ(表-1、図-2)。そして、一昨年の対称断面の供試体¹¹⁾との比較を行うため、幅厚比をその時の供試体と同一とした。すなわち、圧縮フランジ幅厚比が $b_{fc}/t_{fc}=14, 16, 18$ の3種類と、ウェブ幅厚比が $D_w/t_w=35$ (A供試体)、45(B供試体)の2種類で、計6体製作した。JIS圧延H形鋼のフランジ幅厚比は14前後、ウェブ幅厚比は50前後が平均値となっており、今回の供試体はそれに近いものであることが分かる。モーメント勾配パラメータ

表-2 引張試験結果

板厚 t (mm)	降伏応力 σ_y (kg/cm ²)	引張強さ σ_u (kg/cm ²)	降伏ひずみ ϵ_y ($\times 10^{-6}$)	ひずみ硬化開始 ひずみ ϵ_{st} ($\times 10^{-6}$)	弾性係数 E ($\times 10^6$) (kg/cm ²)	ひずみ硬化係数 E_{st} ($\times 10^4$) (kg/cm ²)
8	3010	4440	1360	19100	2.21	3.990
12	2610	4400	1210	14130	2.16	4.540

(1kg/cm²=0.098N/mm²)

ーとして $L/2Dwcp$ ($L=1/2$ スパン長、 $Dwcp$ =全断面塑性時の圧縮を受ける腹板高さ)を選び、A,Bタイプ供試体、それぞれ一定とした(表-1)。さらに、横補剛間隔 Lb/ry (ry =弱軸まわりの断面2次半径)をAASHTOのGuide Spec.にある許容値の20%前後とした。本実験は、フランジ座屈後の曲げモーメント-回転角曲線($M-\theta$ 曲線)を座屈変形後もかなり追跡する必要があるためこのように選んだ。また、非対称断面の基準には、すべての供試体に対して $Dwcp/Dw=0.67$ とした。これは、JIS圧延H形鋼を用いて合成桁の設計を行った場合、全断面塑性時の圧縮ウェブ高さ $Dwcp$ がウェブ高さ Dw の約 $2/3Dw$ の位置にくるからである。

(2)実験方法

載荷は、荷重を予め予測した降伏荷重まで数ton刻みで増加させ、その後はたわみ制御で行った。そして、 $M-\theta$ 曲線におけるモーメント降下時のデータを多く取るという目的があったため、座屈後もできる限り載荷を続けた。供試体の横倒れ現象を防止するために写真-1に示すような横倒れ防止装置を載荷点から Lb (図-2)の位置に設置した。

はりの回転角は、図-3に示すように供試体両端部に等辺山形鋼(70×70×900×6)の一辺が全断面塑性時の中立軸の位置にくるように取り付け、ダイヤルゲージと変位計を400mm間隔で設置し、それぞれの変位差より求めた。

写真-1は、供試体の設置状況を示している。

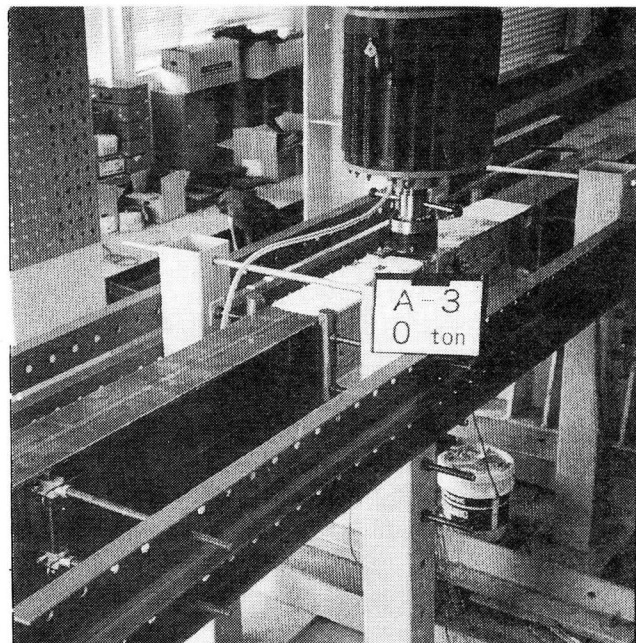


写真-1 供試体の設置状況

3.実験結果

(1)引張試験

供試体を構成する鋼材の機械的性質を調べるため、供試体に使用した板厚8mm、12mmを各3枚づつ計6枚の引張試験片を作製し、JIS1号引張試験を行った。表-2に引張試験の結果を示す。

(2)曲げモーメント-回転角($M-\theta$)曲線

図-5に実験で得られた曲げモーメント-回転角($M-\theta$)曲線を示す。縦軸は曲げモーメント M を全塑性モーメント M_p で無次元化し、横軸は、回転角 θ を計算による M_p 時の回転角 $\theta_p=M_pL/EI$ (L =半スパン長、 I =断面2次モーメント)で無次元化してある。

図において、曲げモーメントがピークに達した後の $M-\theta$ 曲線の傾きは、A供試体の方がB供試体に比べて幾分穏やかである。また、最大荷重後の劣化領域における M_p 時の全回転角は、A供試体が、フランジ幅厚比の違い

によって差が見られないのに対して、B供試体は、フランジ幅厚比の増大とともに全回転角が減少する傾向にある。さらに、曲げモーメントのピーク時における回転角および最大荷重後の劣化領域における M_p 時の全回転角は、A供試体の方がB供試体に比べて約2倍程大きいことが分かる。

これらの原因として考えられることは、腹板幅厚比の大きいB供試体($Dw/tw=45$)は、フランジの局部座屈が起因して、腹板の座屈をより早く誘発する結果となり、その後のフランジの局部座屈変形をさらに増大させて、はりの剛性を低下させていったものと思われる。この傾向は、フランジ幅厚比の増加とともに大きくなっている。A供試体($Dw/tw=35$)は、腹板幅厚比が小さい分、この傾向が遅れ、かつ鋼材のひずみ硬化現象も加わって耐力を幾分増加しつつ回転角を増大したものと思われる。

表-3は、文献¹¹⁾における対称H形断面ばりの実験の中から圧縮フランジ幅厚比 b_{fc}/t_{fc} 、腹板幅厚比 Dw/tw が同じ供試体に対する M_p 時の塑性回転容量 R_p を比較したものである。ここに塑性回転容量 R_p は次式で示される量である。

$$R_p = \theta / \theta_p - 1 \quad \cdots \cdots (1)$$

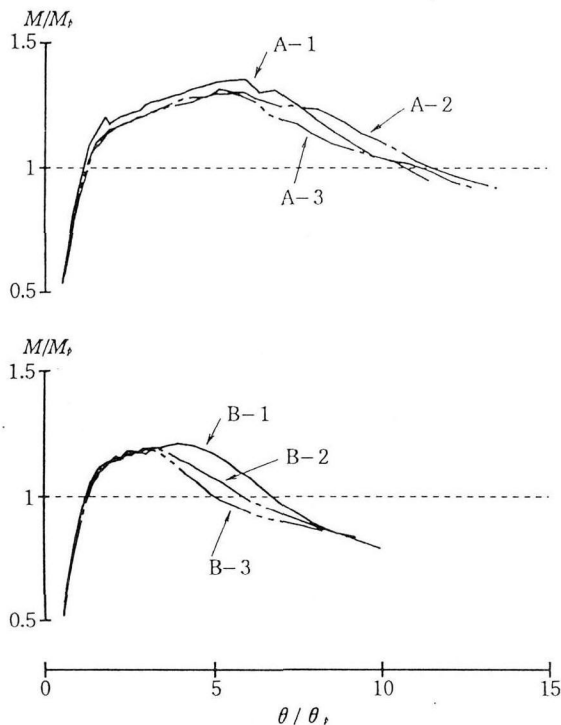


図-5 $M-\theta$ 曲線(実験値)

表において、回転容量に影響を与えるパラメータのうちモーメント勾配($L/2Dwcp$)、および載荷点近傍の横補剛間隔(Lb/ry)に多少の差が見られるがおおよその比較は行えるものと思われる。表から、文献¹¹⁾のA-3供試体を除いて、対称H形断面ばり(文献11))の塑性回転容量の方が非対称H形断面ばり(本実験)の塑性回転容量より相対的に大きいことが分かる。この理由として、表からも分かるように通常の腹板幅厚比 Dw/tw は両供試体とも同じ値(35,45)であるが、全断面塑性時の圧縮を受ける腹板高さ $Dwcp$ (2.1参照)を基準として示した腹板幅厚比 $2Dwcp/tw$ は、対称断面ばりの場合($Dwcp=Dw/2$) $2Dwcp/tw=35$ 、45、非対称断面ばりの場合 $2Dwcp/tw=46.63$ 、60と非対称断面ばりの方がみかけ上、腹板幅厚比が大きくなっているからと思われる。

4. 予測 $M-\theta$ 曲線

(1) 実験式の誘導

圧延H形鋼を連続合成桁に用いた場合の中間支点上断面(図-1)の曲げモーメント-回転角曲線($M-\theta$ 曲線)を予測する実験式を次のように導く。予測 $M-\theta$ 曲線は、図-6に示すように3つの直線で構成されるものとする。すなわち、弾性域(OA)、塑性に入って曲げモーメントがピークに達するまでの領域(AB)、および、耐力が低下する劣化領域(BC)の3直線を用いて予測 $M-\theta$ 曲線を表す。図-6の縦軸は曲げモーメント M を全塑性モーメント Mp で、横軸は部材回転角 θ を弾性限回転角 $\theta p=MpL/EI$ で

表-3 塑性回転容量 Rp の比較

実験	供試体	bfc/lfc	$2Dwcp/tw$	$L/2Dwcp$	Lb/ry	Rp
本実験	A-1	14	46.63 (35)	5.362	16.3	9.7
	A-2	16	46.63 (35)	5.362	14.4	10.3
	A-3	18	46.63 (35)	5.362	12.9	10.4
	B-1	14	60 (45)	5	17.9	5.7
	B-2	16	60 (45)	5	15.9	5
	B-3	18	60 (45)	5	14.2	4
文献11)	A-1	14	35	5.714	17.1	15.7
	A-2	16	35	6.19	14.7	12
	A-3	18	35	7.143	12.7	8.5
	B-1	14	45	4.815	17.9	10.4
	B-2	16	45	5.185	15.3	10
	B-3	18	45	5.926	13.3	9

()内は Dw/tw 値を示す。対称断面の場合 $Dwcp=Dw/2$ 。

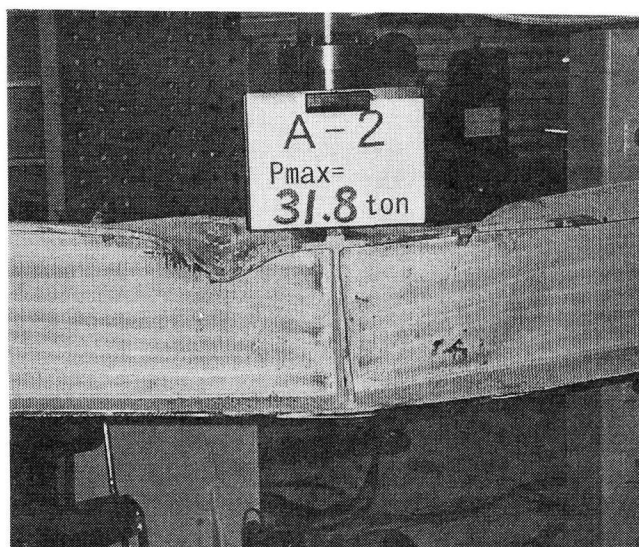


写真-2 フランジ局部座屈

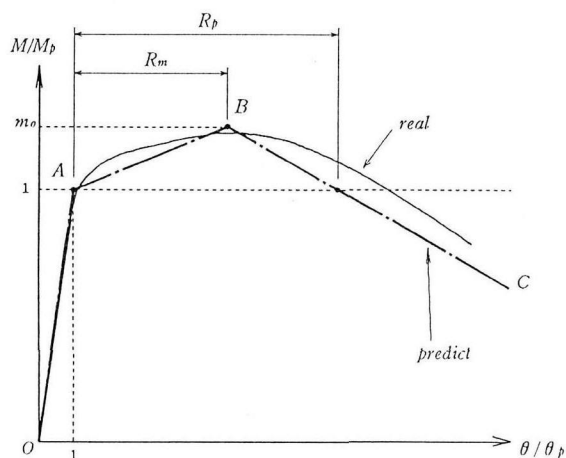


図-6 予測 $M-\theta p$ 曲線

表-4 各種パラメーターと塑性回転容量(実験値)

実験	供試体	b_f/t_f	$2D_{wcp}/t_w$	$L/2D_{wcp}$	σ_{yfc} (kg/cm ²)	L/r_y	R_p	R_m	m_o
本実験	A-1	14	46.63	5.362	2610	16.29	9.7	5	1.35
	A-2	16	46.63	5.362	2610	14.39	10.3	4.2	1.31
	A-3	15	46.63	5.362	2610	12.87	10.4	4.5	1.3
	B-1	14	60	5	2610	17.85	5.7	2.9	1.21
	B-2	16	60	5	2610	15.86	5	2	1.19
	B-3	15	60	5	2610	14.24	4	2.2	1.19
	文献11)	A-1	14	35	5.714	3120	17.13	15.7	10.3
	A-2	16	35	6.19	3120	14.66	12	7.7	1.13
	A-3	15	35	7.143	3120	12.79	8.5	6	1.09
文献11)	B-1	14	45	4.815	3120	17.93	10.4	7.5	1.12
	B-2	16	45	5.185	3120	15.32	10	6.7	1.11
	B-3	18	45	5.926	3120	13.33	9	5.2	1.07
	C-1	16	65	3.846	2460	16.58	4.4	1.7	1.17
	C-2	18	65	4.103	2460	14.35	4.8	2	1.2
	C-3	20	65	4.359	2460	12.62	5.2	1.2	1.18
文献12)	158-3-5	14	46.3	3.183	3770	13.33	9.8	5.6	1.31
	158-3-6	13.4	56.2	3.233	3770	13.53	3.4	1.8	1.15
	158-3-7	11.6	60.9	2.976	3770	14.86	3.2	1.3	1.1
	158-3-8	14.1	61.1	2.976	3770	12.74	2.7	1.3	1.09

(1kg/cm²=0.098N/mm²)

対称断面の場合 $D_{wcp}=D_w/2$

それぞれ無次元化している。ここで、最大曲げモーメントを m_o 、最大曲げモーメントまでの塑性回転容量を R_m 、劣化領域における全塑性モーメント M_p 時の塑性回転容量を R_p (式(1))、とすると、図-6に示す予測 $M-\theta$ 曲線は、次式で示すことができる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{M}{M_p} = \frac{\theta}{\theta_p} \quad , \quad \left(0 \leq \frac{\theta}{\theta_p} \leq 1 \right) \\ \frac{M}{M_p} = \frac{m_o - 1}{R_m} \left(\frac{\theta}{\theta_p} - 1 \right) + 1 \quad , \quad \left(1 < \frac{\theta}{\theta_p} \leq R_m + 1 \right) \\ \frac{M}{M_p} = \frac{1 - m_o}{R_p - R_m} \left(\frac{\theta}{\theta_p} - R_p - 1 \right) + 1 \quad , \quad \left(R_m + 1 < \frac{\theta}{\theta_p} \right) \end{array} \right. \quad \dots\dots(2)$$

式(2)における m_o 、 R_m 、 R_p の各値は次のように決定した。すなわち、鋼桁の塑性回転容量に影響を与える要因(2.(1))のうち、圧縮フランジ幅厚比 b_f/t_f 、非対称断面であることを考慮して圧縮ウェブ幅厚比 $2D_{wcp}/t_w$ 、圧縮フランジ降伏点応力度 σ_{yfc} 、及びモーメント勾配パラメーター $L/2D_{wcp}$ を選択して実験式を作成した。用いた実験データは、本実験値の他に比較的JIS圧延H形鋼の幅厚比に似た幅厚比をもち、曲げモーメント-回転角曲線が劣化領域(図-6,BC)まで明確に得られていると思われる文献11)、12)の実験データを用いた。

表-4に考慮した各種パラメーターと塑性回転容量の実験値を示す。表の中で横補剛間隔 L_b/r_y は、各供試体とも12から18のほぼ一定の範囲内にあるため、 L_b/r_y が塑性回転容量に与える影響はほぼ同じとみなして実験式の中に考慮しなかった。

図-7~9は、横軸に各種パラメーターに関する量として式(3)を選び、縦軸はそれぞれ R_p 、 R_m 、 m_o をとって表-4をプロットしたものである。

$$X = \left[\frac{\sigma_{yfc}}{\sigma_{yfc}} \right]^2 \left[\frac{1}{m} \right] \left[\frac{t_{fc}}{b_{fc}} \right] \left[\frac{t_w}{2D_{wcp}} \right]^2 \quad \dots\dots(3)$$

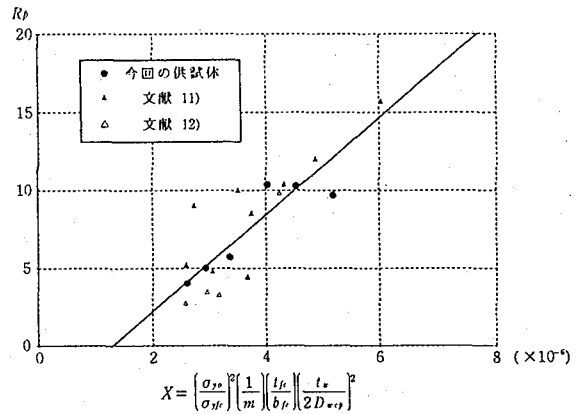


図-7 R_p-X 関係

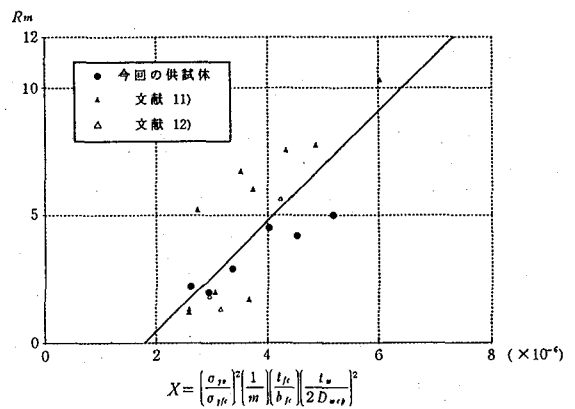


図-8 R_m-X 関係

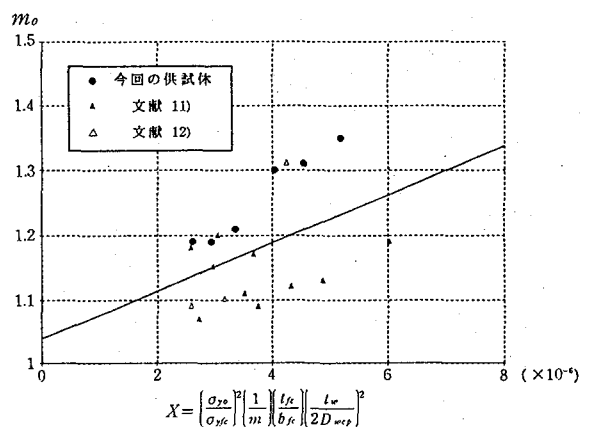


図-9 m_o-X 関係

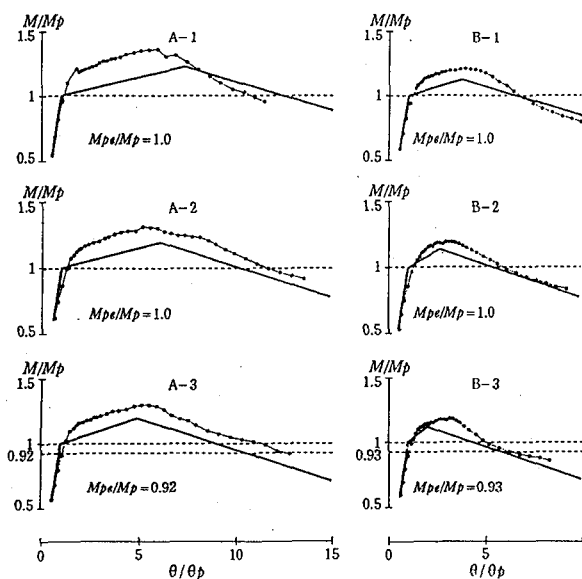


図-10 実験結果と予測 $M-\theta$ 曲線(本実験)

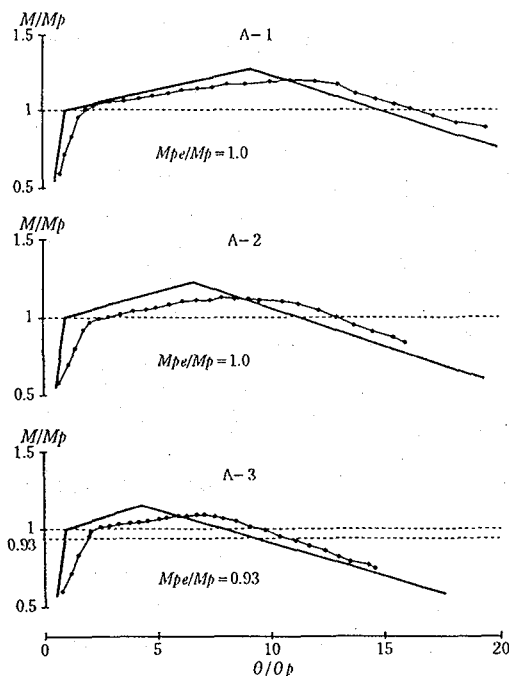


図-11 実験結果と予測 $M-\theta$ 曲線(文献11)

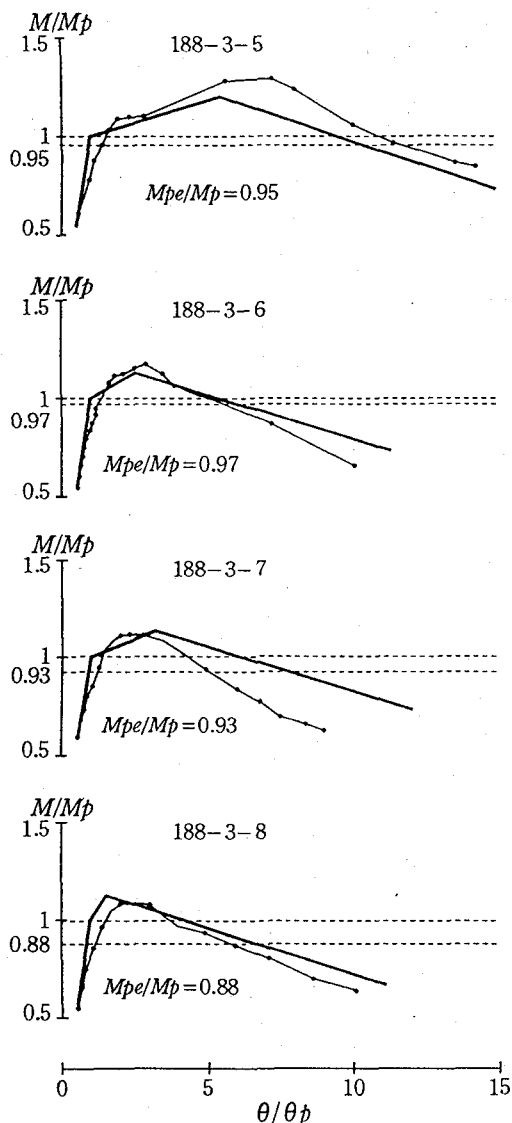


図-12 実験結果と予測 $M-\theta$ 曲線(文献12)

式(3)にて対称断面の場合 $Dwcp = Dw/2$ である。また、 $\sigma_{yo} = \text{SS400鋼材の基準降伏応力度 } 2400(\text{kg/cm}^2)$, $\sigma_{yc} = \text{圧縮フランジ降伏応力度}$, $m = \text{モーメント勾配パラメータ } L/2Dwcp$, $bfc/tfc = \text{圧縮フランジ幅厚比}$, $2Dwcp/tw = \text{圧縮ウェブ幅厚比}$ である。式(3)は、文献8)及び10)を参考にして数々の試行錯誤を行って経験的に求めたものである。

図の中の直線は、プロットしたデータを最小二乗法によって直線回帰させたものであり図-7～9のそれぞれに対して式(4)のように得られる。すなわち、

$$\begin{cases} Rp = 3.14 \times 10^6 X - 4.01 \\ Rm = 2.15 \times 10^6 X - 3.80 \\ m_o = 3.71 \times 10^4 X + 1.04 \end{cases} \quad \text{.....(4)}$$

ただし、 $2 \times 10^{-6} < X < 6 \times 10^{-6}$

(2) 実験結果との比較

図-10～12は、それぞれの実験結果と予測 $M-\theta$ 曲線を示したものである。他の供試体についても実験結果と予測 $M-\theta$ 曲線の間に図-10～12と同様の傾向が見られた。図中、 M_{pe} は有効塑性モーメント (effective plastic moment)を示し、AASHTO Guide Spec¹⁾のオートストレス設計の中で用いられる低減塑性モーメント(全塑性モーメント以下のモーメント)である。オートストレス設計では、この有効塑性モーメントを便宜的にプラスチックヒンジと考えている。予測曲線は、実験結果をほぼ説明しており、塑性回転容量を予測する一手法として有効であると思われる。

5.オートストレス設計法¹⁾への適用

前節で得られた予測 $M-\theta$ 曲線をJIS圧延H形鋼を用いた二径間連続合成桁のオートストレス設計に適用し、最大設計荷重時における連続桁中間支点上断面の塑性回転容量の評価を行う。

設計例 圧延H形鋼を使用した二径間連続合成桁
設計条件

形式 : 二径間連続合成桁
支間長 : 20m+20m
床版 : 鉄筋コンクリート床版 厚さ 20cm
床版有効幅 230cm
ハンチ厚 4cm
床版コンクリート $\sigma_{ck}=300\text{ kgf/cm}^2$
(29.4N/mm^2)
鉄筋(SD295A) $\sigma_{sa}=3000\text{ kgf/cm}^2$
(294N/mm^2)
舗装 : アスファルト舗装 厚さ 5cm
使用鋼材 : JIS圧延H形鋼 SS 400
 $\sigma_y=2400\text{ kgf/cm}^2$ (235.2N/mm^2)
荷重 : B活荷重 (道路橋示方書、日本道路協会)

数回の繰り返し計算の後得られた設計断面を図-13に示す。鋼桁断面はH-900X300X28X16である。

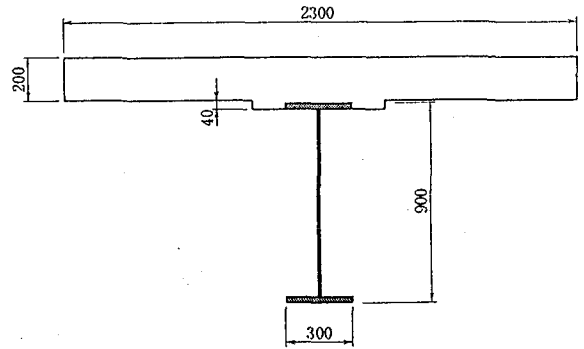


図-13 設計断面

表-5 設計に用いた諸数値

M_p (t-m)	M_{pe} (t-m)	L (m)	E (kgf/cm^2)	I_1 (cm^4)
326.2	288.9	5	2.1×10^6	558319

p_1 (t/m)	p_2 (t/m)	DL (t/m)	l (m)	a (m)	b (m)	I_2 (cm^4)
6.409	2.243	2.288	20	3.68	10	1097890

最大設計荷重時の中間支点上断面の塑性回転角

得られた設計断面に対して式(2)~(4)を用いて中間支点上断面の予測曲線を求めると図-14のようになる。そして最大荷重が載荷したときに中間支点上断面が最も不利になる載荷状態は、図-15のようになる。図中、 DL は死荷重、 p_1 、 p_2 はB活荷重を示し、設計に用いた各々の値は表-5のようになる。表において、 M_p 、 M_{pe} は、コンクリートを無視した中間支点上断面の全塑性モーメント、有効塑性モーメントを示す。 L は、はり全体に等分布荷重が作用したときの連続はり中間支点付近の変曲点から中間支点までの距離、 I_1 はコンクリートを無視した中間支点上断面の断面2次モーメント、 a は、端支点から分布荷重 p_1 が作用するところまでの距離(図-15)、 I_2 は、床版コンクリートを考慮した設計断面(図-13)の断面2次モーメントをそれぞれ示す。

これらの数値を用いて最大設計荷重時における中間支点上断面の塑性回転角は、Guide Spec.のBeam-Line法¹⁾を用いて求めることができる。すなわち、図-14において弾性回転角を省いた支点断面の曲げモーメント-塑性回転角曲線(太実線)を図-16のように作成する。

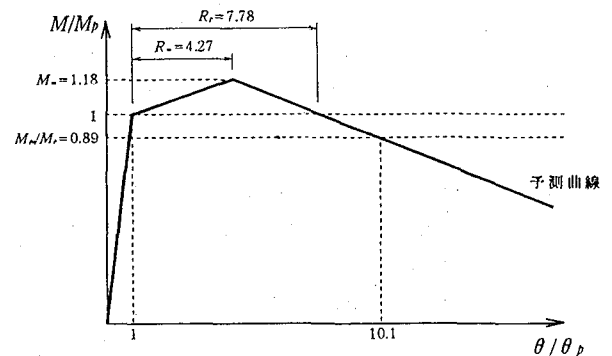


図-14 設計断面に対する予測曲線

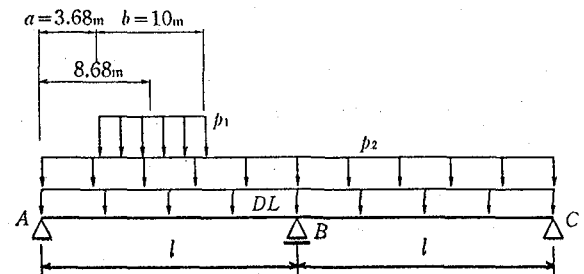


図-15 最大荷重時のはり

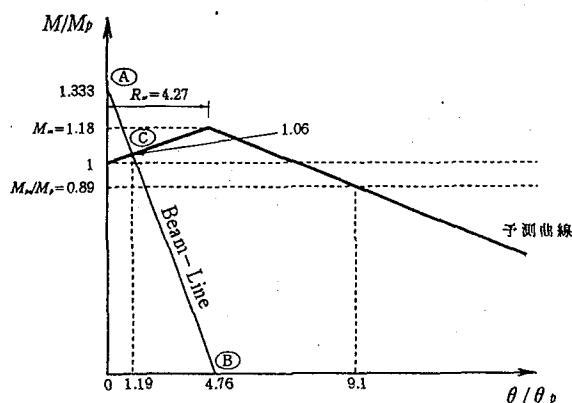


図-16 曲げモーメント-塑性回転角曲線

次に、図-15の荷重状態において、中間支点をヒンジ($M=0$)とした場合の支点Bのたわみ角 $\theta/\theta_p=4.76$ (B点)、および支点Bを固定端とした場合のスパンABにおける固定端モーメント $M/M_p=1.333$ (A点)を図-16上にプロットし、A、Bを直線(Beam-Line)で結ぶ。この直線と支点断面の曲げモーメント-塑性回転角との交点Cを選ぶとC点が図-15の荷重状態において中間支点上断面に生じている塑性回転角を与える。図から塑性回転角は、 $\theta/\theta_p=1.19$ 、この時の曲げモーメントは、 $M/M_p=1.06$ である。このC点は有効塑性モーメント $M_{pe}/M_p=0.89$ を基準とする点より左側に位置しているから、中間支点上断面は図-15の荷重状態に対して十分な回転容量を有しているといえる。

6. あとがき

非対称溶接H形断面(圧延H形断面相当)を連続合成桁に用いた場合の中間支点上断面の曲げモーメント-回転角曲線を実験で求め、塑性回転容量の予測についての検討を行った。本研究によって得られた内容を要約すると以下のようである。

- (1) 同じ幅厚比をもつ非対称断面ばりの塑性回転容量を比較した場合、非対称断面ばりは、圧縮を受ける腹板高さの増大によりフランジおよびウェブの局部座屈が助長されるため、対称断面(文献¹¹⁾)と比べて塑性回転容量は減少する。
- (2) 上述のことは、全断面塑性時の圧縮を受ける腹板高さ D_{wcp} (2.(1))を基準として表した圧縮ウェブ幅厚比 $2D_{wcp}/t_w$ を用いて説明することができる。すなわち、非対称断面の塑性回転容量の減少は、通常のウェブ幅厚比を圧縮ウェブ幅厚比で表した場合、ウェブ幅厚比の見かけ上の増加(3.(2))によるものと考えられる。
- (3) 鋼材特性、断面寸法、モーメント勾配をパラメータとして導いた予測 $M-\theta$ 曲線(式(2))は、各供試体の

曲げモーメント-回転角曲線を近似的に与えており、回転容量を予測する一手法として有効である。

- (4) 予測 $M-\theta$ 曲線を用いて、オートストレス設計された断面が十分な回転容量を持っているか否かを計算で求めることができ、設計断面の安全性をより明確にできる。

〈参考文献〉

- 1) AASHTO : " Guide Specification for Alternate Load Factor Design Procedures for Steel Beam Bridges Using Braced Compact Sections ", Washington D.C. , 1986.
- 2) AASHTO : "LRFD Bridge Design Specifications", Washington D.C., 1994.
- 3) Grubb,M.A. : The AASHTO Guide Specification for Alternate Load-factor Design Procedures for Steel Beam Bridges, Engineering Journal, AISC, 1st Quarter, Vol.24, No.1, 1987, pp.1-10.
- 4) Kemp,A.R. : "Interaction of Plastic Local and lateral Buckling", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.111, No.10, October, 1985, pp.2181-2196.
- 5) Climenhaga,J.J. and Johnson,R.P. : "Local Buckling in Continuous Composite Beams", The Structural Engineer, Vol.50, No.9, September, 1972, pp.367-374.
- 6) Grubb,M.A. and Carskaddan,P.S. : "Autostress Design of Highway Bridges, Phase3 : Moment-Rotation Requirements", AISI, Project 188, Technical report 97-H-045(018-1), July, 1981.
- 7) 鈴木敏郎 小野徹郎 : 塑性設計梁に関する実験的研究(その2), 日本建築学会論文報告集, 第171号, 昭和45年5月, pp.31-36.
- 8) 鈴木敏郎 小野徹郎 : 鉄骨H形鋼梁の変形能力に関する考察, 日本建築学会学術講演梗概集, 昭和49年10月, pp.899-900.
- 9) 鈴木敏郎 小野徹郎 : せん断曲げを受ける鉄骨H形断面梁の局部座屈挙動と塑性変形能力, 日本建築学会論文報告集, 第260号, 昭和52年10月, pp.91-98.
- 10) 加藤勉 秋山宏 帯洋一 : 局部座屈を伴うH形断面部材の変形, 日本建築学会論文報告集, 第257号, 昭和52年7月, pp.49-57.
- 11) 浦克弘 伊藤満 : フランジ局部座屈後の変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.41A, 1995年3月, pp.257-264.
- 12) Mitsuru Ito and Theodore V. Galambos : "Minimum-Weight Design of Continuous Composite Girders", Journal of Structural Division, ASCE, Vol.119, No.4, April, 1993, pp.1297-1311.

(1996年9月6日受付)